

CT形鋼を用いたトラス節点の耐力に関する研究

Strength of the Truss Joint made from Structural Tees

盛岡 純一*

Junichi Morioka

滝沢 章三**

Shozo Takizawa

Synopsis :

There are various types of joint being used for truss made from structural tees. This paper deals with the results of a series of experiments conducted with split-butts, split and gusset plate joints to find the most effective type in terms of elasticity, plasticity and strength.

Such experiments found that the strength of truss joints was essentially related with the strength of welded joint at the lattice end and least section of truss joint.

These findings are compared with the theoretical strength of truss joint. Consequently, the typical design formulas and specifications have been developed.

1. 緒 言

CT形鋼を用いたトラスは、たとえばキール構造におけるキールのトラス、ラチスアーチ構造、さらに工場建家の採光面トラスなど、使用実績も多い。一般に、トラス構造を設計する場合、節点の力学的性状を知ることは重要である。しかし、CT形鋼トラスについては、研究が少なく、設計にあたって苦慮することが少なくない。筆者らはこの点に注目し、種々の溶接トラス節点について実験を行ない、強度、剪断耐力、加工費などから判断して、もっとも効率のよい節点形式2種を抽出した¹⁾。つまり、ラチス材CT形鋼のウェブの一部を切り欠き、フランジにスリットを作って弦材ウェブに割込ませる形式のものと、従来よりの鉚接節点と同様、ガセットプレートを介して、ラチス材と弦材を接合させる形式のものである。今回は、これら2種の形式の溶接トラス節点を対象にして、その弾塑性性状、ならびに強度を、さら

に詳しく検討し、設計指針を確立せんとしたものである。

2. 試験体および実験方法

2.1 試験体

試験体形状、寸法は、Fig. 1 に示す。

S-I type とは、CT形鋼だけで直接溶接して節点を構成し、ラチス材のウェブの一部を切欠き、フランジにスリットを作って弦材のウェブにはめ込んだタイプの継手である。筆者らがすでに行なった実験の結果¹⁾では、節点効率 90%と結論したものである。

S-II type とは、S-I type に類似しているが、ラチス材フランジ先端が、弦材フランジに達せず、したがって、この部分の溶接は行っていない節点である。このタイプはスリット長の寸法に神経質になる必要がないため、加工上有利なものである。

* 鋼構造研究所構造研究室主任研究員

** 鋼構造研究所構造研究室・工学博士

G-I type とはガセットプレートを用いて、従来の山形鋼鋸接節点に近いと考えられるものであって、ラチス材間、および弦材と引張ラチス材との間にガセットを挿入したものである。

なお、これらの試験体は、形状的につぎの特徴をもつ。

- (1) ラチス材と弦材との交角は 60° である。
- (2) ラチス材および弦材は、同一断面積である。この理由は通常よく用いられるようにラチス材を細材にすると、試験体の最大耐力が圧縮ラチスの座屈で決まるおそれがあり、実験目的である節点の性状が把握しにくくなるために、ラチス材と弦材とを同一断面にして節点内部での破壊を期待したためである。
- (3) C T形鋼の溶接節点では、部材重心線が一点で交わるようにして、偏心モーメントの影響を少なくしている。

使用したC T形鋼は、呼称寸法 87.5×175 である。素材試験結果を Table 1 に示す。鋼種は SS 41, 溶接棒は JIS D 4301, 素材の降伏点は、永久歪 0.2% をとった。

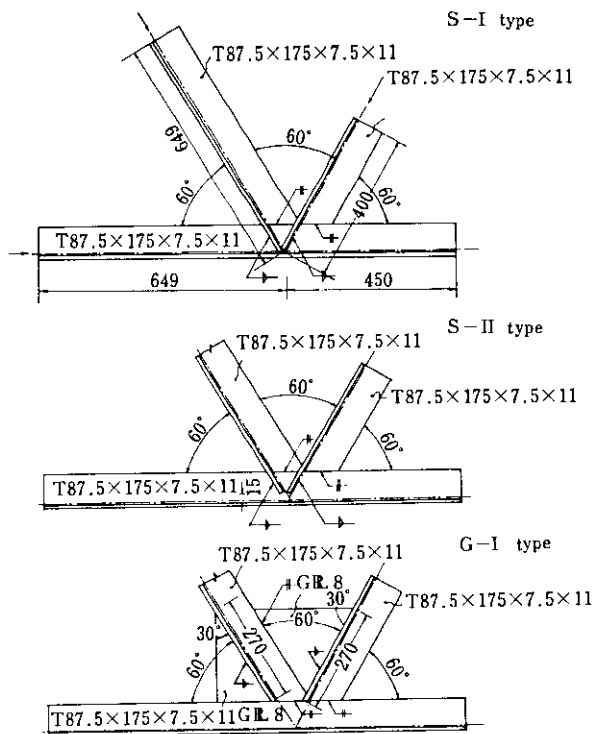


Fig. 1 Shapes and size of test specimens

Table 1 Mechanical properties of material

Material	Plate thickness (mm)	Section area (mm ²)	Yielding load P_y (t)	Maximum load P_{max} (t)	Yielding stress σ_y (t/mm ²)	Maximum stress σ_{max} (t/mm ²)	Elongation δ (%)	Elastic modulus E ($\times 10^3$ t/mm ²)	* Test piece
Web	7.32	4.37	15.68	24.65	3.47	5.67	17.16	2.04	1
Center of flange	11.30	5.60	14.67	24.75	2.62	4.43	25.75	2.02	1
End of flange	11.10	5.59	14.87	24.25	2.66	4.34	24.40	2.11	1
Web	6.93	1.72	5.38	8.31	3.14	4.86	31.30	2.17	5
Center of flange	11.43	2.82	7.77	12.99	2.71	4.53	41.00	2.42	5
End of flange	10.93	2.74	7.37	12.18	2.69	4.45	38.70	2.01	5
Plate	8.48	2.11	5.87	9.16	2.80	4.36	38.40	1.99	5

* 1. JIS Z 2201 No.1

2. JIS Z 2201 No.5

2.2 載荷方法

Fig. 2 に示す加工装置を用いて圧縮ラチス材と引張ラチス材および弦材に軸方向力が作用するようにした。加力試験材は 200 t 万能試験機を用い

た。

2.3 変形および歪の測定方法

(1) 節点の変形の測定

試験体節点の変形の測定には、Fig. 3 に示すよ

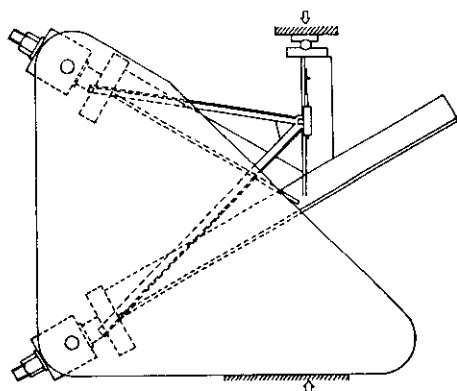


Fig. 2 Loading provision

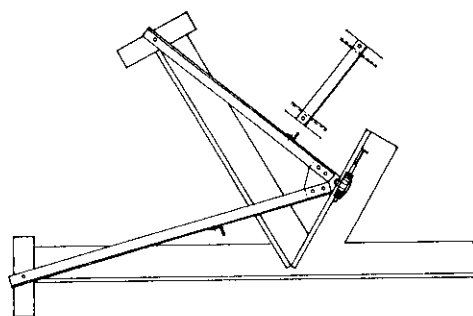


Fig. 3 Measuring instrument for deformation

うな Al 製の治具を使用し、圧縮ラチス材にアタッチメントを取りつけて、1/1,000mm ダイヤルゲージで測定した。この方法で測定すると、試験体と载荷治具との連結部分のボルトやナット、また回転軸などの変形やゆるみはほとんど影響しない。したがって、試験体節点自体の変形だけを測定することができる。なお、ダイヤルゲージの測定値は、圧縮ラチス材のウェブを中心にして両側に1個ずつ取付けた計2個のダイヤルゲージの平均値とした。

(2) 節点部分の歪の測定

弾塑性の応力分布、ならびに、塑性域の拡がりを調べるため、節点およびその近傍における歪を歪ゲージにて測定した。測定位置は、Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6 に示したとおりであった。

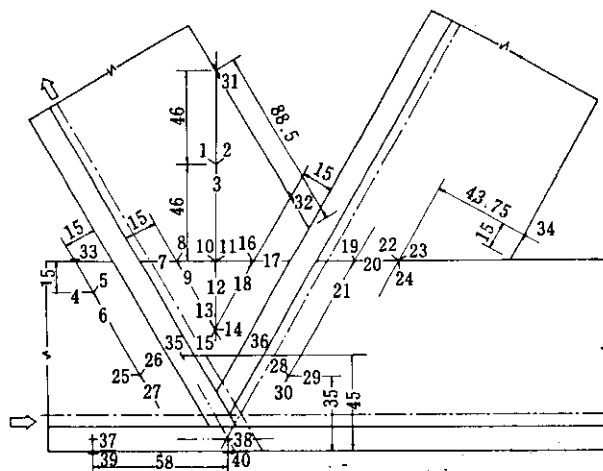


Fig. 4 S-I type test specimen, positions of strain gauges

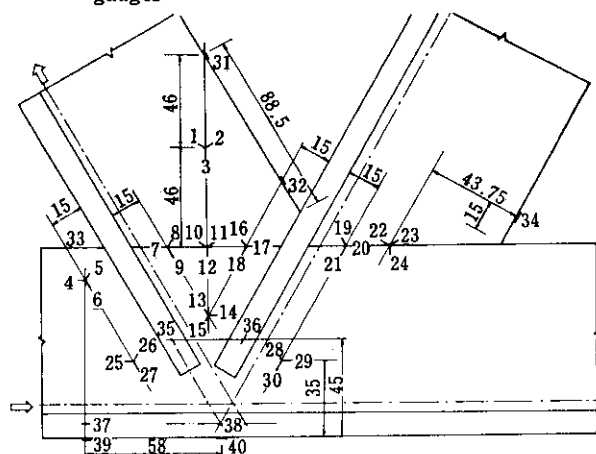


Fig. 5 S-II type test specimen, positions of strain gauges

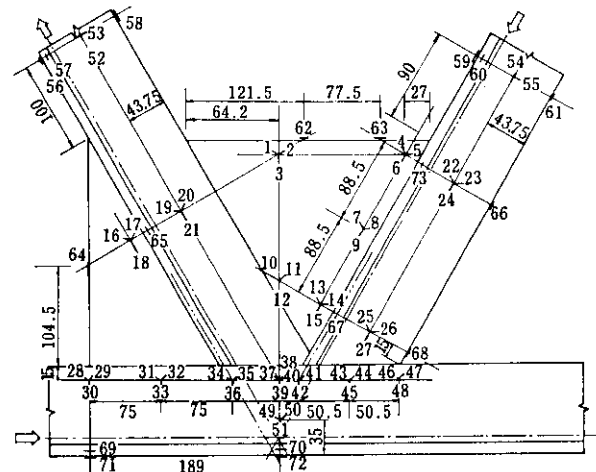


Fig. 6 G-I type test specimen, positions of strain gauges

3. 実験結果と検討

3.1 節点の変形状

試験体 S-I, S-II, G-I の節点の荷重-変形曲線を Fig. 7 に示す。低荷重時は、おおむね弾性的な直線関係にあるが、変形状は、節点の形

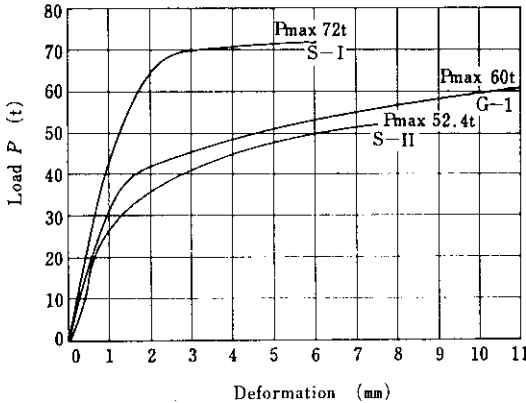


Fig. 7 Load-deformation curves

式によって異なっている。荷重の増加に伴って漸次変形も増す。最終的には大きな塑性変形をして破壊に到る。試験体 S-I が最も強く、つぎに G-I で、最も弱いのが試験体 S-II であった。

3.2 節点部分の弾塑性性状

3.2.1 応力計算

トラスの各部材が平面応力の仮定にしたがうものとして、歪ゲージによる歪測定値から応力を計算した。応力計算に際しては、残留応力は考慮せず、素材試験結果より、つぎのようにした。

- (1) E (ヤング率) $= 2.1 \times 10^4 \text{ t/mm}^2$
- (2) ν (ポアソン比) $= 0.27$
- (3) 降伏点 ゲージ位置の材料の降伏点とする。ただし、溶着金属の素材試験は行なっていないので、溶接部については一応両方の母材の降伏点の平均値とした。

応力の計算方法は、単軸ゲージおよび 2 軸ゲージによる歪の測定値に対しては、次式で応力を求めた。

$$\text{弾性範囲 } \sigma = E \cdot \varepsilon$$

塑性範囲 $\sigma = Y$ ($E \cdot \varepsilon > Y$ の場合)

ただし、 σ : 応力度

ε : 歪度

Y : 前記仮定の降伏点

3 軸ゲージによる歪の測定値に対しての弾塑性応力の計算方法は、ロゼットゲージによる塑性域の応力測定²⁾によった。

以上の応力計算方法で、試験体の表裏の平均値より、主応力を求めた。

3.2.2 降伏領域の拡がり完全降伏

(1) 試験体 S-I について

応力計算結果から、ゲージ番号(32) (引張側ラチスの接合部近傍)が、 $P=39 \text{ t}$ (initial-yielding load) ではじめて降伏しているが、Fig. 7 の荷重変形曲線によれば、直線性は $P=30 \sim 35 \text{ t}$ で失われるようにみられる。これは、応力計算で残留応力を無視しているので、荷重変形曲線と差があらわれたと考えられる。このような傾向は他の試験体 S-II, G-I においても認められた。荷重が増すと、ゲージ番号 (16, 17, 18) が降伏し、つぎに引張ラチス材と圧縮弦材の接合部、ゲージ番号で、(33), (7, 8, 9) の近くが降伏して、引張ラチス材と圧縮弦材の接合部分へと降伏領域が拡大していった。 $P=45 \text{ t}$ では、圧縮ラチス材のスリットになっているフランジの縁が降伏しているが、そのときまでには圧縮ラチスのウェブの接合部はまだ降伏していない。さらに荷重を加えると、圧縮弦材のフランジ線が降伏し、 $P=63 \text{ t}$ で圧縮ラチス材のウェブが降伏、ついには $P=65 \text{ t}$ で溶接接点は完全降伏した。したがって、完全降伏荷重 (general yielding load) は、 $P=65 \text{ t}$ と推定される。Fig. 7 の荷重変形曲線によれば、 $P=65 \text{ t}$ 近傍から、いちじるしい塑性変形が始まっている。これは、ダイヤルゲージによる測定結果と歪ゲージによる測定結果とが一致していることを示している (Fig. 8)。

(2) 試験体 S-II について

歪ゲージの測定値をもとにした応力計算からは、引張ラチス材のウェブと弦材との接合部、すなわち、ゲージ番号 (10, 11, 12) が $P=8 \text{ t}$ (initial yielding load) ではやくも降伏した。

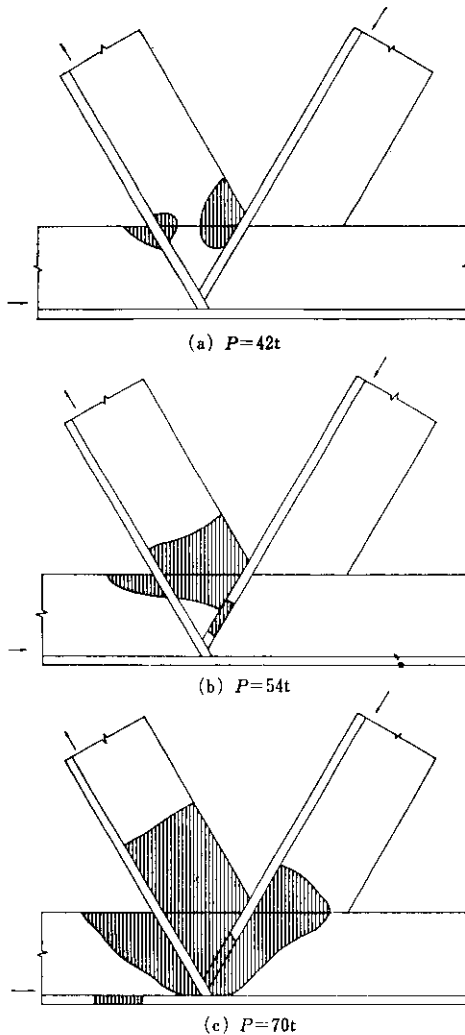


Fig. 8 S-I type plastic field

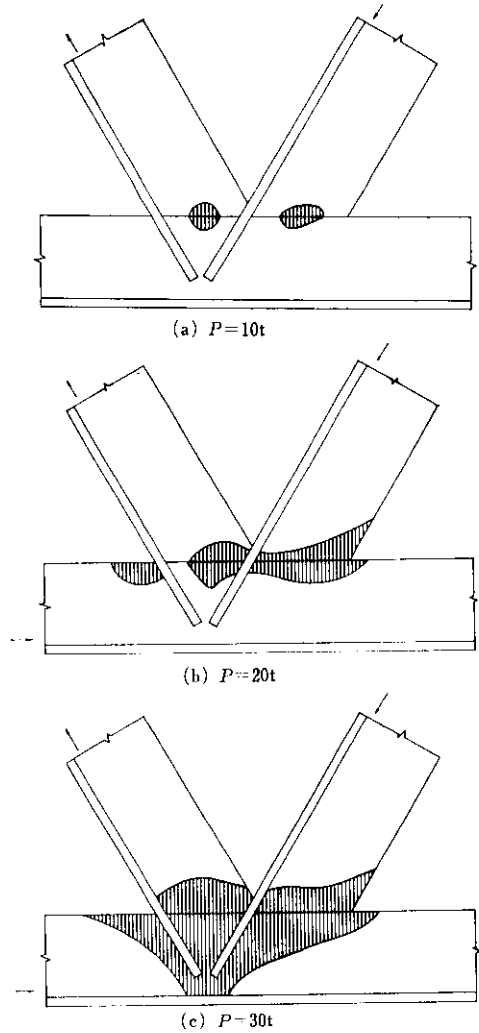


Fig. 9 S-II type Plastic field.

$P=22t$ でゲージ(33)が、 $P=13t$ でゲージ(22, 23, 24)(34)が降伏し、 $P=18\sim 22t$ (general yield load) で完全降伏に達している (Fig. 9)。

(3) 試験体 G-I について

$P=24t$ (initial yielding load) で、ゲージ番号(40, 41, 42)が始めて降伏した。Fig. 7 の荷重-変形曲線も、この付近の荷重から漸次直線性が失われている。そして、 $P=27t$ になると、ゲージ番号(34, 35, 36)(49, 50, 51)が降伏して、両ラチス材の重心線の延長上の弦材のウェブ部分にV字形に降伏領域がひろがり、節点部分は弾塑性的な変形 (contained plastic flow) を生じ

て、降伏領域は次第に拡大し、ゲージ番号(31, 32, 33)では $P=39t$ (general yielding load) でそれぞれ降伏し、弦材ウェブとの接合部全体が完全に降伏に達した。これは、荷重-変形曲線とよく一致している。この G-I 節点は、3つの節点形式のなかで最も応力集中が大きかった (Fig. 10)。

3.3 節点形状と耐力-溶接部の強さと断面での強さー

3つのトラス節点形式について、溶接部の強さと Fig. 11 に示すように、A-A' 断面、および

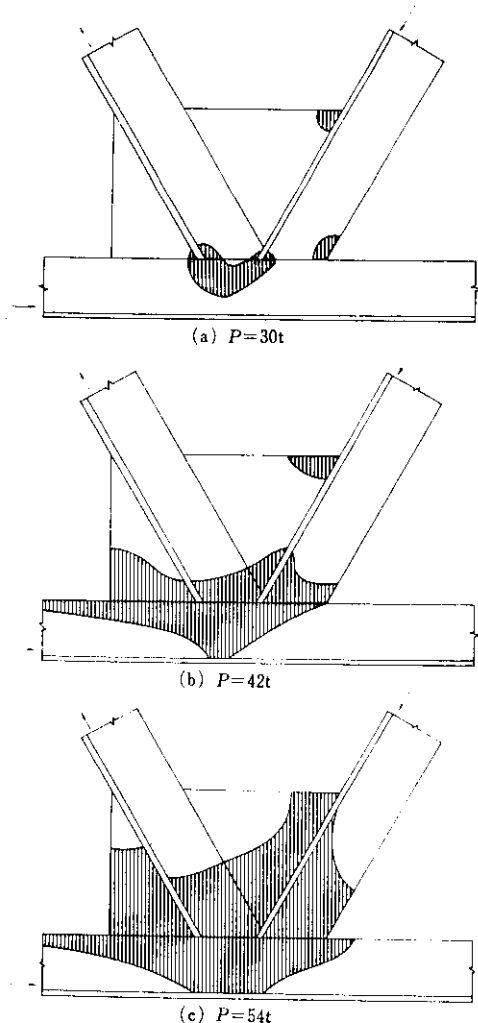


Fig. 10 G-I type plastid field.

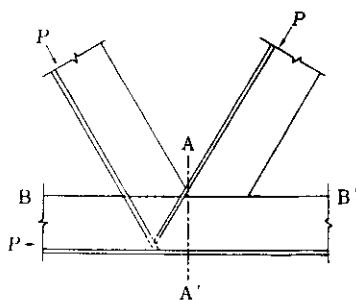


Fig. 11

B-B' 断面（最小断面）での強さを計算して、トラス節点の降伏荷重を求めた。これを実験の破壊

状態と比較検討する。

3.3.1 節点形式 S-I

(1) 溶接部強度の検定

ウェブの突合せ溶接の強度は、母材と同等であるとみなせる。したがって、溶接部の強度の検定は省略し、フランジのすみ肉溶接の強度のみを検定の対象とする。

i) 圧縮ラチス材側

板厚が 6 mm 以上であるから、日本建築学会規準にしたがい、すみ肉のサイズ（脚長）は、板厚にひとしくする。したがって、すみ肉溶接の有効断面積 A_e は

$$A_e = A_{e1} + A_{e2} = 27.36 \text{ cm}^2$$

したがって、圧縮ラチス材フランジの溶接の最大耐力 $cP_{f\max}$ は

$$cP_{f\max} = A_e \cdot \sigma_y / \sqrt{3} = 44.70 \text{ t}$$

ただし、 A_{e1} : 側面すみ肉溶接の有効喉断面積

A_{e2} : 前面すみ肉溶接の有効喉断面積

σ_y : 素材の降伏点

ii) 引張ラチス材側

この溶接の強度は、圧縮ラチス材側と同様に計算する。

$$A_e = 26.44 \text{ cm}^2$$

$$cP_{f\max} = A_e \cdot \sigma_y / \sqrt{3} = 43.20 \text{ t}$$

(2) 溶接継手全体の形状を考慮したときの耐力

耐力の算定は、節点の最小断面（A-A' 断面および B-B' 断面）について行なった。これは、実験からの観察により、これらの断面が最も危険な断面と考えたことによる。耐力の検定方法は計算を簡単にするため、これらの断面で剪断応力および直応力が等分布するものと仮定し、かつ、Mises の降伏条件式を用いたものである。この方法は、S-II タイプおよび G-I タイプについても同様である。

i) A-A' 断面

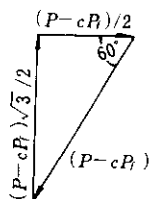
圧縮ラチス材フランジの受持つ軸方向力 cP_f は

$$cP_f = A_{fe} \cdot \sigma_y$$

$$=17.5 \times 1.12 \times 2.64 = 51.74 \text{ t}$$

ただし A_{fe} : フランジ断面積

断面における耐力の計算には、ラチス材フランジの受持つ軸方向力が、ラチス材フランジの溶接部の最大耐力より小さい場合にはラチス材フランジの受持つ軸方向力によって計算し、大きい場合にはラチス材フランジの溶接部の最大耐力によって計算する。



A-A' 断面ウェブに作用する平均剪断応力 τ_w は

$$\tau_w = (P - cP_f) \cdot \sqrt{3} / 2 \cdot A_{we1}$$

A-A' 断面ウェブに作用する平均圧縮応力 σ_w は

$$\sigma_w = (P - cP_f) / 2 \cdot A_{we1}$$

ただし A_{we1} : A-A' 断面の有効面積

Mises の降伏条件 $3\tau_w^2 + \sigma_w^2 = \sigma_y^2$ より、

$$3[(P - cP_f) \cdot \sqrt{3} / 2 \cdot A_{we1}]^2 + [(P - cP_f) / 2 \cdot A_{we1}]^2 = \sigma_y^2$$

上式より $P = cP_f + 2A_{we1} \cdot \sigma_y / \sqrt{10}$

したがって、A-A' 断面の最大耐力 P_{max} は、

$$P_{max} = 44.70 + 2 \times 10.3 \times 0.693 \times 2.89 / \sqrt{10} = 57.75 \text{ t}$$

ii) B-B' 断面

引張ラチス材フランジの受持つ軸方向力 tP_f は

$$\begin{aligned} tP_f &= A_{fe} \cdot \sigma_y \\ &= (17.5 \times 1.12 - 1.12 \times 0.693) \times 2.14 \\ &= 49.69 \text{ t} \end{aligned}$$

ただし A_{fe} : フランジ断面積

B-B' 断面に作用する平均剪断応力度

$$P - (cP_f + tP_f) / 2 \cdot A_{we2} = \tau_w$$

ただし、 A_{we2} : B-B' 断面の有効面積

B-B' 断面に作用する平均圧縮応力度および引張応力度は、

$$(P - cP_f) \cdot \sqrt{3} / A_{we2} = c\sigma_w$$

$$(P - tP_f) \cdot \sqrt{3} / A_{we2} = t\sigma_w$$

$$\therefore c\sigma_w + t\sigma_w / 2 = \sigma_w$$

よって $3\tau_w^2 + \sigma_w^2 = \sigma_y^2$ より

$$3[P - (cP_f + tP_f) / 2 \cdot A_{we2}]^2 + \{ \sqrt{3} \cdot (P - tP_f) / A_{we2} \}^2 = \sigma_y^2$$

$$\therefore P = (cP_f + tP_f) / 2 + A_{we2} \cdot \sigma_y / \sqrt{6}$$

したがって、B-B' 断面の最大耐力 P_{max} は、

$$P_{max} = (44.70 + 49.69) / 2 + 3.31 \times 15.88$$

$$\times 0.732 / \sqrt{6}$$

$$= 59.66 \text{ t}$$

3.3.2 節点形式 S-II

(1) 溶接部強度の検定

ウェブの突合せ溶接は、母材と同等な強度を有するものとして、溶接部の強度の検定は省略し、フランジのすみ肉溶接のみを検定の対象とする。

圧縮ラチス材側の有効喉断面積および引張ラチス材側の有効喉断面積は、それぞれ 11.02 cm^2 , 10.54 cm^2 であるから、最大耐力 cP_{fmax} (圧縮ラチス) および tP_{fmax} (引張ラチス) は、

$$\begin{aligned} cP_{fmax} &= A_e \cdot \sigma_y / \sqrt{3} = 11.02 \times 2.92 / \sqrt{3} \\ &= 18.58 \text{ t} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} tP_{fmax} &= A_e \cdot \sigma_y / \sqrt{3} = 10.54 \times 2.89 / \sqrt{3} \\ &= 17.58 \text{ t} \end{aligned}$$

(2) 溶接継手全体の形状を考慮した時の耐力
節点形式 S-I と同様に計算する。

i) A-A' 断面

$$P = cP_f + 2 \cdot A_{we1} \cdot \sigma_y / \sqrt{10}$$

$$\therefore P_{max} = 18.58 \times 2 \times 10.3 \times 0.693 \times 3.14 / \sqrt{10} = 32.76 \text{ t}$$

ii) B-B' 断面

$$P_{max} = (cP_f + tP_f) / 2 + 3.31 \times 15.88$$

$$\times 0.732 / \sqrt{6}$$

$$= 33.79 \text{ t}$$

3.3.3 節点形式 G-I

(1) ガセツプレート大きさおよび溶接長の決定

この節点の溶接部は、ラチス材フランジとガセツプレートとの溶接は側面すみ肉溶接とし、その他の溶接部は突合せ溶接とする。したがって、前記節点形式と同様、検定はすみ肉溶接部のみを対象とする。

節点のガセツプレートの大きさの決定にはつぎの2方法を考えた。

(a) 従来の鉚接構造におけるガセツプレート
の設計法を準用する方法。

すなわち、ラチス材の全断面の軸方向力は、ガセツプレートとラチス材ウェブにくさび状に拡大する区域に伝達されるものとする。ただし、く

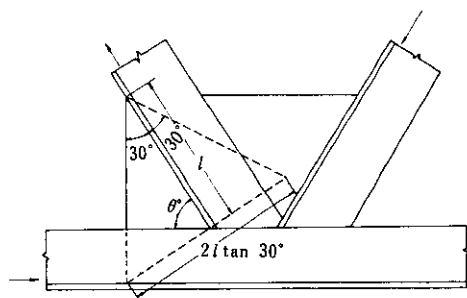


Fig. 12

さび状区域の両側の限界は、力の方向に対し、両側とも 30° に傾斜する線とし、その線は、ラチス材フランジとガセットプレートの側面すみ肉溶接の先端から引くものとする (Fig. 12)。

溶接長を l とすれば、

$$P_{\max}/2 \cdot l \cdot \tan 30^\circ \cdot t_p \leq \sigma_y$$

ただし、 t_p : ガセットプレートの板厚

$$\therefore l \geq \sqrt{3} \cdot P_{\max}/2 \cdot \sigma_y \cdot t_p \\ = \sqrt{3} \times 71.12/2 \times 2.71 \times 0.84 = 26.8 \text{ cm}$$

(b) ラチス材フランジ軸方向力が、側面すみ肉継目によってすべてガセットプレートへ伝わると仮定して溶接長 l を決定する方法。すなわち、

$$P_{f\max} = A_e \cdot \sigma_y / \sqrt{3}$$

$$l \geq \{(\sqrt{3} \cdot P_{f\max}/\sigma_y) + t_p^2\} / t_p$$

$$\therefore l \geq (\sqrt{3} \times 17.5 \times 1.12 \times 2.64/2.71 \\ + 0.848^2) / 0.848 = 39.43 \text{ cm}$$

以上2つの方法が考えられるが、すでに行なわれた実験および、一般の設計常識から、 $l=39 \text{ cm}$

は過大であるため、本実験では一応 (a) の方法によって $l=27 \text{ cm}$ とした。

i) A-A' 断面

A-A' 断面ウェブに作用する平均剪断応力度 τ_w は

$$\tau_w = \sqrt{3} P/2 \cdot A_{we1}$$

A-A' 断面に作用する平均圧縮応力度 σ_w は

$$\sigma_w = P/2 \cdot A_{we1}$$

よって、 $3\tau_w^2 + \sigma_w^2 = \sigma_y^2$ より、

$$P = 2 \cdot A_{we1} \cdot \sigma_y / \sqrt{10}$$

したがって、A-A' 断面の最大耐力 $P_{\max}$ は、

$$P_{\max} = 2 \times 2.97 (\sqrt{3} \times 27.0/2 + 8.75) \times 0.758 \\ = 45.75 \text{ t}$$

ii) B-B' 断面

ガセットプレート節点形式では、B-B' 断面においては、圧縮応力、引張応力は両ラチス間のプレートによって伝達されるので、剪断応力のみが作用するものと仮定する。

$$\tau_w = P/A_{we2}$$

$3\tau_w^2 = \sigma_y^2$ より

$$\sigma_y^2 = 3(P/A_{we2})^2$$

$$\therefore P = A_{we2} \cdot \sigma_y / \sqrt{3}$$

よって、B-B' 断面の最大耐力 $P_{\max}$ は、

$$P_{\max} = 3.14 \times (27.0/2 + 18.4) \times 0.715 \\ = 41.35 \text{ t}$$

以上の計算結果をまとめると、Table 2 のようになる。Table 2 は、降伏荷重を対象にして計算を行なった結果であるが、同表の [] 印で示したものが最小値であり降伏荷重となる。実験結果

Table 2 Calculated values of yielding load and test results

	Connection type	S-I				S-II				G-I	
		Flange $A_{fe} \cdot \sigma_y / \sqrt{3}$	Web $A_{we} \cdot \sigma_y$	P_y (t)	Strength $A_e \cdot \sigma_y$	Flange $A_{fe} \cdot \sigma_y / \sqrt{3}$	Web $A_{we} \cdot \sigma_y$	P_y (t)	Strength $A_e \cdot \sigma_y$		P_y (t)
Strength of weld	Comp. lattice	44.70	19.38	64.08	71.12	18.58	19.38	37.96		—	
	Ten. lattice	43.20	19.38	62.58	69.08	17.58	19.38	36.76		—	
Strength of connection	Section A-A'			[57.75]				[32.76]			45.75
	Section B-B'			59.66				33.79			[41.35]
General yielding load of test			54.0				33.0				40.0

Table 3 Maximum load and calculated yield load

	Connection type	Mark of test specimen	Max-load (test)	Yield load (calculated)	Destruction forms
S-I type		A-6	19.6	17.47	Buckling of comp lattice
		B-6	23.6	17.47	Break of welded connection
G-I type		A-3	18.4	17.45	Buckling of comp chord member
		B-3	25.5	17.47	Crack of welded connection
		A-8	17.8	12.40	Shearing deformation
		B-8	24.8	17.98	Break of welded connection
		A-13	17.4	12.25	Buckling of comp lattice
		B-13	24.9	17.47	Twist buckling of chord member

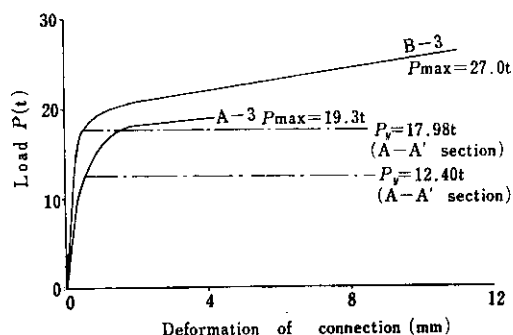


Fig. 13 Example of load-deformation curve.

と比較すれば、上記の計算結果はほぼ妥当な値を示している。筆者らはすでに種々のタイプについて実験を行なっているが、そのうちの荷重-変形曲線の代表例と計算値とを Fig. 13 に示す。また節点形式による最大耐力（実験値）と降伏荷重（計算値）を Table 3 に示す。この表からは計算結果と実験結果との厳密な比較はできないが、最

大耐力から推定される降伏値と計算値とはほぼ一致しているとみなせよう。

4. 設計方法

4.1 節点の剪断耐力算定の一般式

前節で述べたように、溶接トラス節点の耐力は、最小断面（A-A' 断面、あるいは、B-B' 断面）における剪断耐力によって示されることがわかった。したがって、節点の耐力算定の一般式はつぎのように示される。

なお、一般式の誘導は、前述の計算と重複するものがあるため、結果のみを示す。

4.1.1 割込み型の場合（節点形式S-I, S-II）

$$A-A' \text{ 断面 } P_{\max} = cP_{f\max} + A_{we1} \cdot \sigma_g \times \sqrt{1/(3\sin^2\theta + \cos^2\theta)}$$

$$\text{B-B' 断面 } P_{\max} = cP_{f\max} + 0.5 \cdot A_{we2} \cdot \sigma_y \\ \times \sqrt{1/(3\cos^2\theta + \sin^2\theta)}$$

ただし, $cP_{f\max}$: 圧縮フランジ耐力

A_{we1} : A-A' 断面の有効面積

A_{we2} : B-B' 断面の有効面積

σ_y : 部材の降伏応力度

θ : 弦材軸とラチス材軸の交角

4.1.2 ガセツプレート型の場合 (節点形式 G-I)

$$\text{A-A' 断面 } P_{\max} = A_{we1} \cdot \sigma_y \\ \times \sqrt{1/(3\sin^2\theta + \cos^2\theta)}$$

$$\text{B-B' 断面 } P_{\max} = A_{we2} \cdot \sigma_y / \sqrt{3}$$

なお, 溶接部の耐力が, 上記計算値より低い場合は, 溶接部の耐力で求めなければならないことはいうまでもない。溶接部の耐力計算は日本建築学会鋼構造設計規準にしたがえばよい。

4.2 設計上の問題点

弦材およびラチス材に C T形鋼を用いた溶接トラス節点のうち, 割込み突付け型, 割込み型, およびガセツプレート型の 3つの形式のトラス節点について実験的研究を行なった。その結果, これらの節点を設計する際にはつぎの点に注意すればよいと考えられる。

(i) 各ラチス材端部のすみ肉溶接部の耐力

(ii) 節点最小断面 (A-A' 断面, および B-B' 断面) の耐力

トラス節点の耐力は上記の耐力のうち最小のものを取ればよい。ただし, ガセツプレート形式の節点の場合では, 溶接部の耐力の計算方法がまだ明らかでない。さきに示した方法で計算される耐力は, 継手全体として降伏したときの荷重で, これらの耐力短期荷重を支えることができる耐力と考えてよい。したがって, 長期の荷重に対しては, これらの耐力の計算値を安全率で除したものを許容耐力とするのが妥当であると考えられる。ラチスの溶接部の耐力の計算方法は慣用の設計方法³⁾と同じである。

割込み突付け型, および, 割込み型の節点では, ラチス材端部のフランジとウェブの交叉部は

溶接ができない部分となるので, 引張ラチス材の純断面積としては, 全断面積からこの部分の面積を引いたものとする必要がある。また, ラチス材と弦材のウェブどうしの溶接は突合わせ溶接となるが, この部分は溶込み不足となる場合があるので, ルート間隔, 電流などに注意する必要がある。

この実験では, 節点部分の性状を調べるために, ラチス材は, 弦材に比べて十分大きな断面の材を用いた。しかし, 実際設計では, ラチス材の断面積は, 弦材に比べて小さい場合が多いので, この実験で取りあげた形式の節点によっても, 材の耐力に比して十分な耐力のある節点を得ることが可能である。本実験で用いた節点のうち, 割込み突付け型は最も耐力が大きいが, 高い加工精度が要求される。割込み型の節点で耐力が不足する場合には, ウェブせいの高い弦材を用いて溶接長を増す方法が考えられる。

5. 結 論

実験より得られた結論を要約すればつぎのとおりである。

1) 節点の強度は, 割込み突付け型 (S-I タイプ) が最も強く, ついで, ガセツ型 (G-I タイプ), 割込み型 (S-II タイプ) の順であった。

2) 節点の応力集中は, 試験体型式で, G-I, S-I, S-II の順で少なくなる。

3) 節点の設計は, 各ラチス材端部のすみ肉溶接の耐力, および, 節点最小断面の耐力に注意し, これらの耐力のうち最小のものを設計耐力とすればよい。

本実験は, 弦材, ラチス材ともに C T形鋼を用いる場合について行なった。しかし, ラチス材に山形鋼を用い, 弦材ウェブにすみ肉溶接したものや, また, ラチス材に鋼管を用い, 鋼管にスリットを入れてウェブに割込ませ, すみ肉溶接したものなども⁴⁾⁵⁾, 経済設計の一方法と考えられる。これらの場合では, 溶接部と A-A' 断面の耐力の検定が必要と思われる。

C T形鋼を用いた各種トラス節点について, その耐力と経済性を比較することは, 実際設計上有

意義と考えられる。

大学教授 鷺尾健三先生，熊本大学助教授黒羽啓明先生，ならびに熊本大学大学院岡村紘生氏に記

本研究にあたり，種々ご指導をたまわった大阪

して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 盛岡純一：未発表
- 2) 黒羽啓明：ロゼットゲージによる塑性域の応力測定，共和技報，(1965)，8
- 3) 日本建築学会：鋼構造設計規準図解説，(1970)
- 4) 山田孝一郎：剛節トラスの耐力実験 (3)，日本建築学会論文報告集号外，(1967)，10
- 5) 山田孝一郎：剛節トラスの耐力実験 (4)，日本建築学会大会梗概集，(1969)，8